

Моделирование процесса и разработка технологии сверхточной обработки плоских отражателей однорезцовой алмазной фрезерной головкой

02, февраль 2014

DOI: 10.7463/0214.0699743

Грубый С. В.¹, Лапшин В. В.²

УДК 621.941.1

¹Россия, МГТУ им. Н.Э. Баумана²ОАО "ВНИИИНСТРУМЕНТ", Москваgrusv@yandex.ruvasylap@mail.ru

Введение

В ближайшей и среднесрочной перспективе ожидается существенное развитие сверхточной (ультрапрецизионной) и микрообработки как в плане создания сверхточного оборудования, так и технологии обработки оптических элементов и компонентов машин и приборов различных типоразмеров и назначения. В обеспечение этого направления по литературным данным были проведены исследования стойкости инструмента, изучено влияние радиуса округления режущей кромки на параметры процесса, а также выполнено конечно-элементное моделирование и предложены различные расчетные модели, характеризующие процесс сверхточной и микрообработки.

Например, Chee Keong Ng в работе [1] приводит результаты исследования по сверхточной обработке алюминия марки 7075, свойства которого близки к свойствам сплава АМг6. В качестве режущего инструмента использован алмазный резец с прямолинейной режущей кромкой шириной 2 мм. При скорости резания 150 м/мин толщина срезаемого слоя варьировалась от 10 до 2000 нм. Результаты замеров сил резания с помощью динамометра показали, что нормальная сила изменяется в пределах от 0,36 Н до 3,34 Н, а осевая сила изменяется от 0,53 Н до 1,46 Н. В статье представлено моделирование процесса резания с использованием двух моделей – Oxley [2] и Manjunathaiah and Endres [3].

Модель Oxley использована для расчета таких параметров как сила резания, угол сдвига, температура резания. Для этого напряжения пластического течения рассчитываются по уравнению Джонсона-Кука:

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[D - E \left(\frac{T - T_\infty}{T_m - T_\infty} \right)^m \right],$$

где ε - деформация, $\dot{\varepsilon}$ - скорость деформации, $\dot{\varepsilon}_0$ - относительная скорость деформации, T – температура резания, T_m - температура плавления материала, T_∞ - температура окружающей среды, A, B, C, D, n, m – константы, соответствующие обрабатываемому материалу. Модель Oxley позволяет проанализировать напряжения, распределённые вдоль плоскости сдвига и вдоль контакта стружки с передней поверхностью. Входными параметрами являются: передний угол резца, скорость резания, толщина срезаемого слоя, ширина срезаемого слоя, начальная температура обрабатываемого материала и приведенные выше константы. Недостатком этой модели является то, что для различных материалов необходимо знать значения констант, которые получают экспериментально, а также определить температуру резания и скорость деформации.

Модель Manjanthaiyah и Enders позволяет рассчитать тангенциальную и осевую составляющие силы резания по формулам:

$$F_c = \{(h - p) \cos \varphi + h + r_n \sin \theta - (k - 1)\delta\} S$$

$$F_T = \{(h - p) \cos \varphi - h + r_n \sin \theta + (k - 1)\delta \cos \psi\} S'$$

где h – толщина срезаемого слоя, p – высота до точки отделения стружки, φ - угол сдвига, r_n - радиус округления режущей кромки инструмента, θ - угол отделения стружки, ψ - угол характеризует зону деформации обрабатываемого материала, δ - глубина деформируемого слоя, S – напряжение сдвига, k – коэффициент нормального напряжения. Недостатком этой модели является то, что необходимо задавать значения θ, ψ, φ для различных материалов, а параметры S и k получены автором непосредственно по результатам экспериментов.

В экспериментах Kai Liu [4] использовались детали из алюминия Al5083-H116. Режущий инструмент использовался такой же, как и в испытаниях Chee Keong Ng. Здесь приведена термомеханическая конечно-элементная модель для описания процесса ортогонального микрорезания. Модель состоит из следующих составных частей: базовая модель, модель взаимодействия стружки и инструмента, моделирование отделения стружки и моделирование распространения температуры. В этой работе большое внимание уделено такому явлению как "размерный эффект". Этот эффект характеризуется нелинейным возрастанием удельной энергии при уменьшении толщины срезаемого слоя. Объяснить это явление можно упрочнением материала, деформациями в поверхностном слое, влиянием радиуса округления режущей кромки и энергией, требуемой для образования новых поверхностей посредством пластического разрушения.

В статье, написанной Wu и Lee [5], также уделено внимание конечно-элементному моделированию процесса алмазного точения. Рассмотрены вопросы создания модели материала, применения адаптивной технологии нанесения сетки, моделирования процесса стружкообразования, а также взаимодействия инструмента и заготовки. В этой статье отсутствует сравнение результатов расчёта с опытными данными, полученными на основе экспериментов.

Существенным недостатком моделей, представленных в литературных источниках, является их слабая адаптация к возможному изменению исходных данных и условий обработки. Как правило, с их помощью можно выполнить теоретический анализ взаимодействия включенных параметров, но нельзя количественно определить выходные параметры процесса при изменении условий обработки.

1. Анализ параметров прерывистой обработки алюминиевых отражателей

однорезцовой алмазной фрезерной головкой

1.1. Разработка технологии обработки плоского отражателя

Плоские отражатели из алюминиевого сплава применяют в космической технике в радиационных холодильниках (РХ). Радиационный холодильник представляет собой двухступенчатую систему пассивного охлаждения, не имеющую подвижных частей, не требующую использования хладагентов и не потребляющую электроэнергию в рабочем режиме. Охлаждение приёмников осуществляется путём кондуктивного отвода выделяемого тепла и излучения его в окружающее пространство элементами конструкции РХ.

На рисунке 1 представлен один из элементов радиационного холодильника - плоский отражатель, для которого разработана технология обработки.

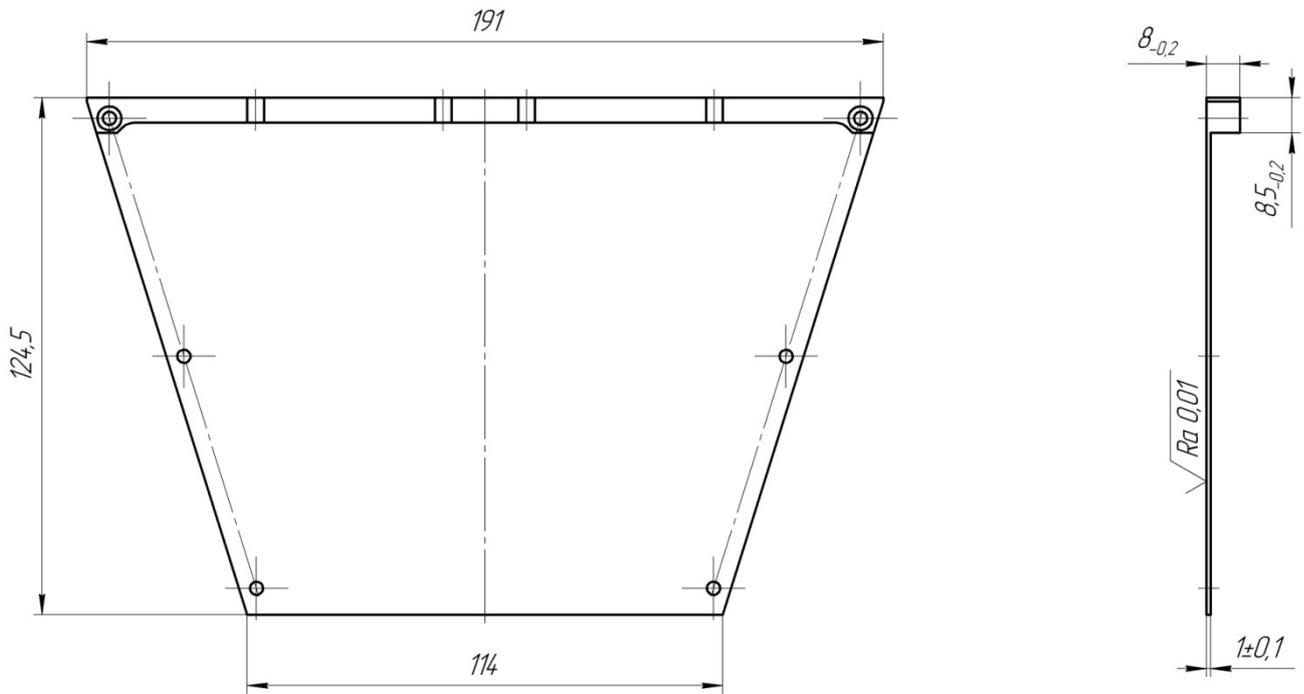


Рис. 1. Пример плоского отражателя из алюминиевого сплава

Разработана технология обработки отражателя с помощью однорезцовой алмазной фрезерной головки. Операционный эскиз обработки представлен на рисунке 2. В качестве режущей части резца использован монокристалл алмаза. Обрабатываемая деталь крепится на кронштейн с помощью клея (смесь парафина с канифолью). Кронштейн устанавливается на каретку оси X станка, а однозубая фреза крепится на шпинделе, установленном на каретке оси Z.

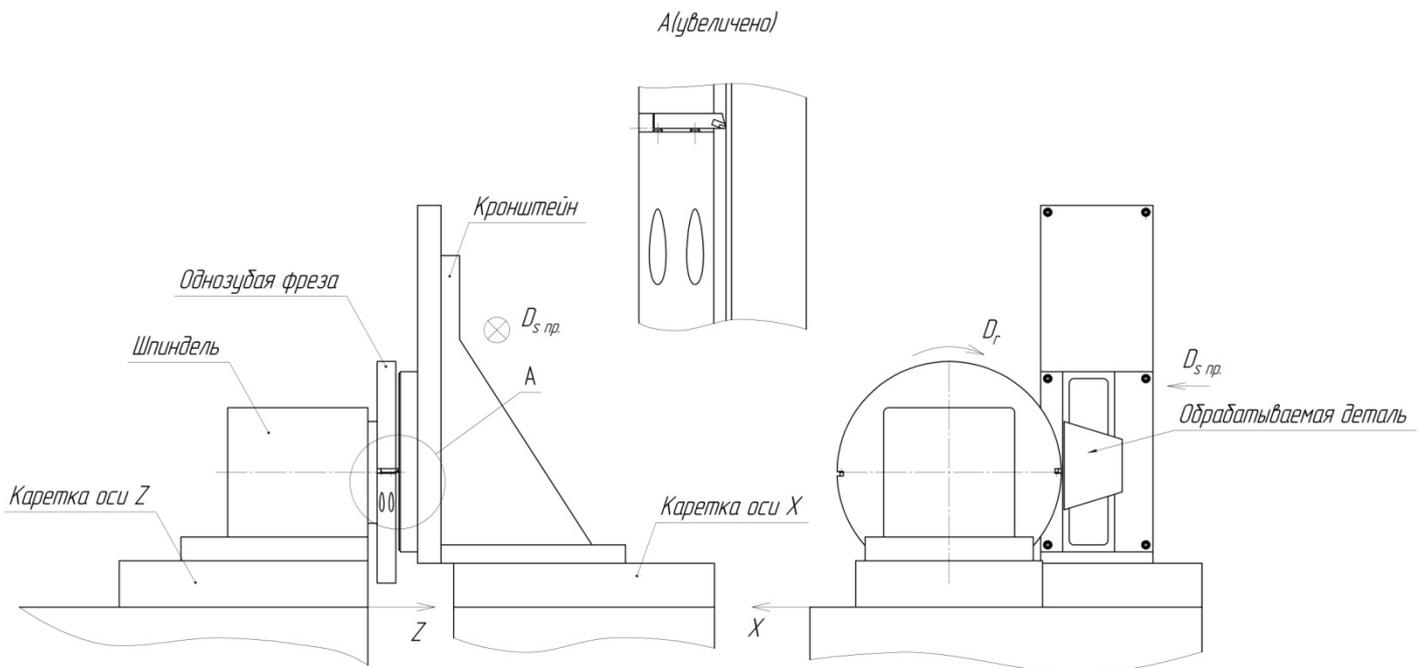


Рис. 2. Операционный эскиз обработки плоского отражателя

1.2. Анализ кинематической схемы обработки и расчет пути резания

Кинематическая схема обработки плоского отражателя показана на рисунке 3. На схеме видно, что фрезерная головка вращается вокруг своей оси, обеспечивая главное движение резания D_r . Алмазный резец, закрепленный в корпусе фрезерной головки, вращается по дуге окружности R_{fr} , со скоростью v . Вспомогательное движение D_s сообщается заготовке, которая закреплена на кронштейне оси X. Также на схеме показано сечение срезаемого слоя, здесь радиусная режущая кромка заменяется прямолинейной с углом в плане φ . Угол в плане рассчитывается по формуле:

$$\varphi = \arcsin\left(\sqrt{\frac{t}{2R}}\right),$$

где t – глубина резания, R – радиус при вершине алмазного резца. Исходя из схемы рис. 3, можно рассчитать толщину a и ширину b срезаемого слоя.

Для расчёта пути резания, пройденного резцом при прерывистой обработке плоского отражателя, составлена программа в среде программирования Delphi. Особенностью данной наладки является то, что деталь закреплена на кронштейне относительно оси фрезы несимметрично. Поэтому расчёт длины пути резания производится отдельно для части, расположенной выше оси фрезы, и отдельно для части, расположенной ниже оси, как это показано на рисунке 4.

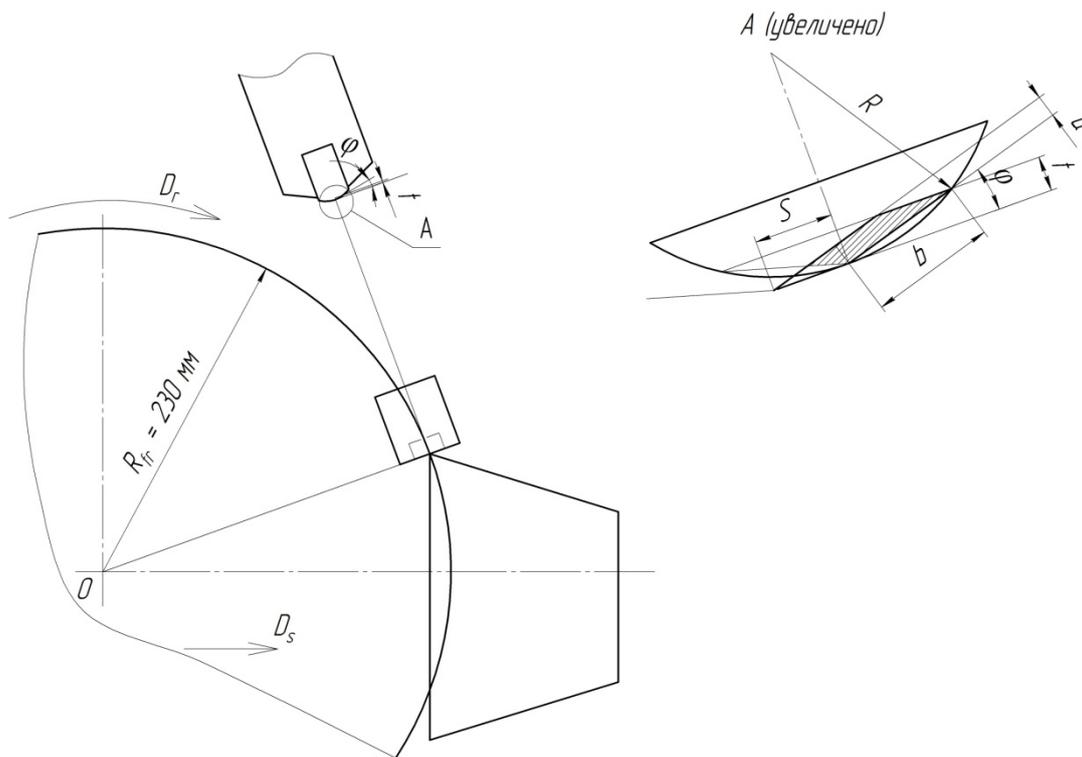


Рис. 3. Кинематическая схема обработки

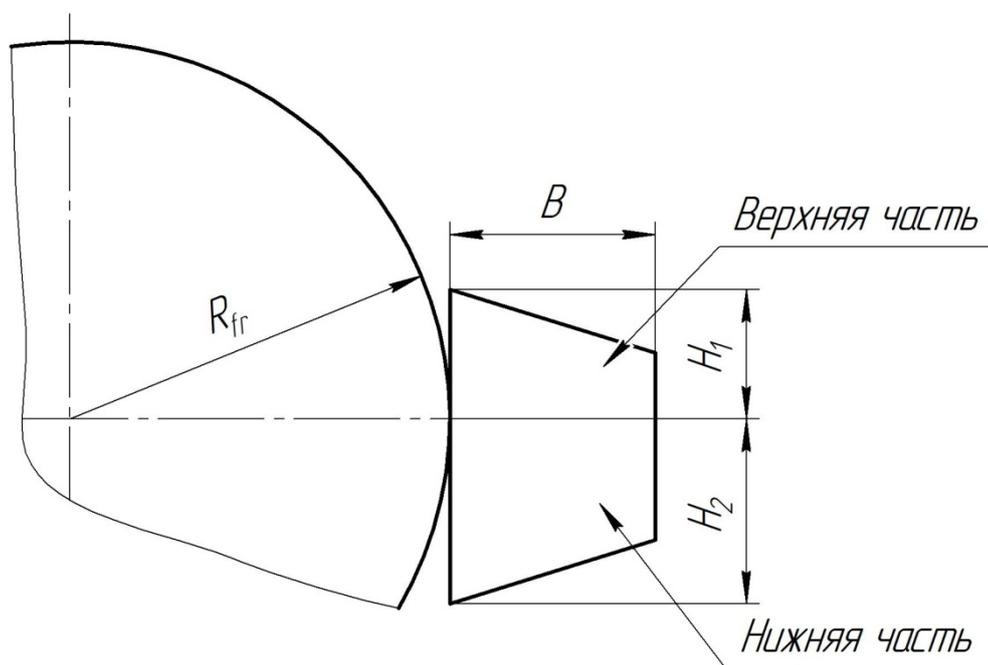


Рис. 4. Схематическое разбиение детали на части

Для каждой части детали расчёт пути резания ведётся по трём участкам, изображённым на рисунке 5. В зависимости от параметра H_1 размеры участков меняются. Общая схема расчета пути резания показана на рисунке 6.

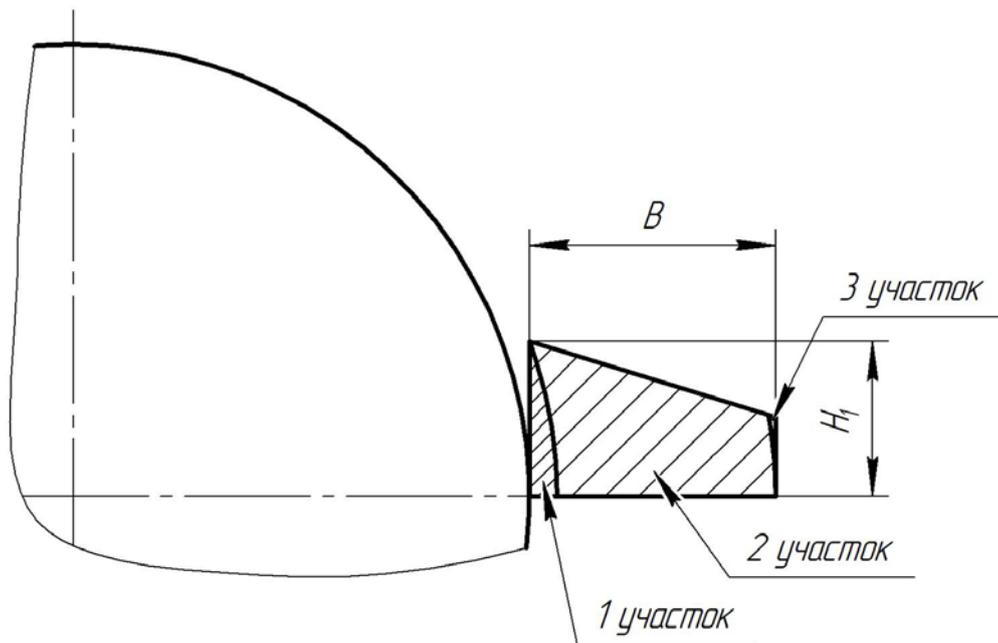


Рис. 5. Разбиение поверхности детали на участки

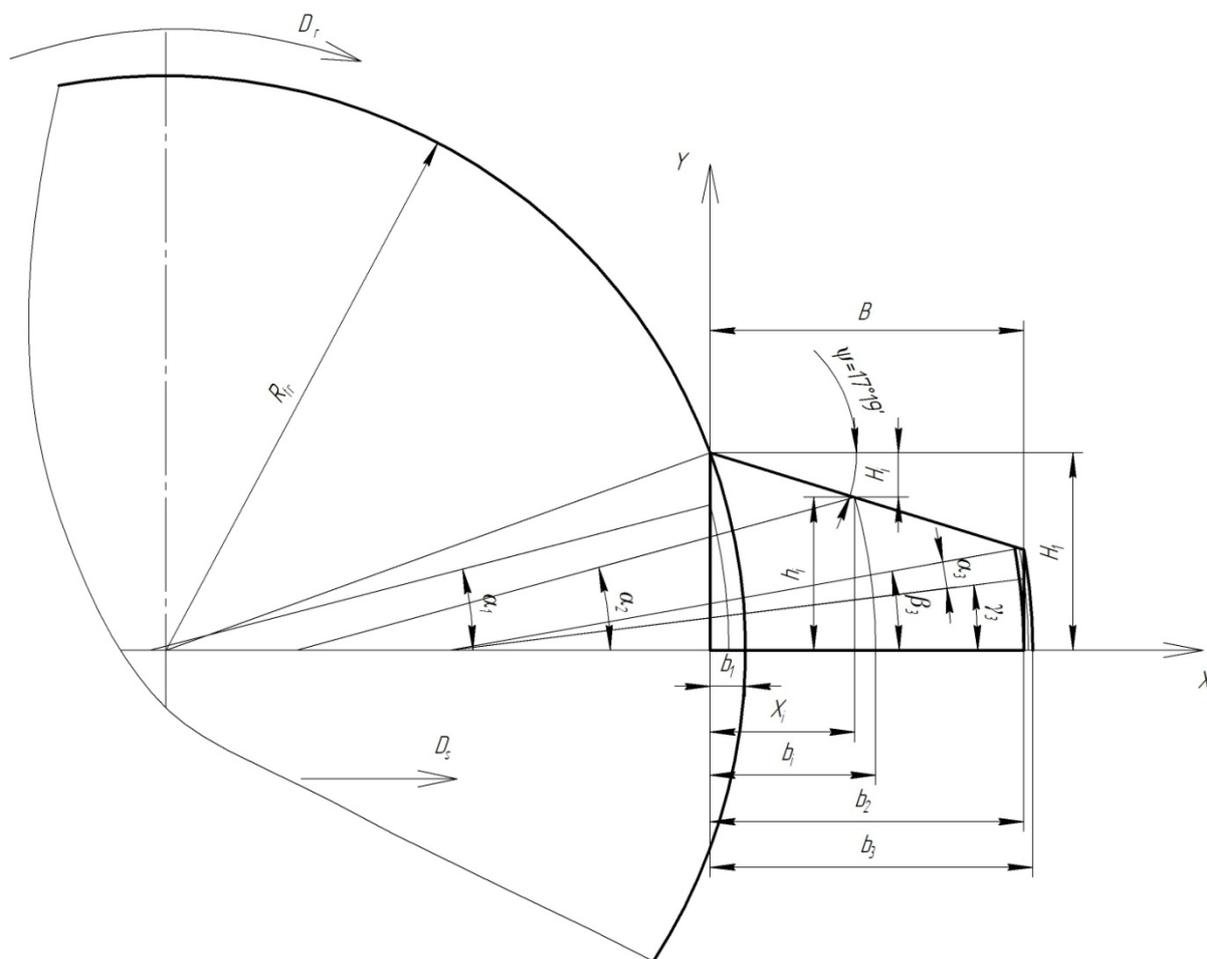


Рис. 6. Схема расчёта пути резания

В соответствии со схемой рис. 6, для каждого участка длина пути резания вычисляется по формуле:

$$L = \sum_{i=1}^n \alpha_i \cdot R_{fr} ,$$

где α_i - угол дуги окружности, который резец проходит по детали, n - число оборотов фрезы на каждом участке.

Первый участок:

$$b_1 = R_{fr} - \sqrt{R_{fr}^2 - H_1^2} ;$$

где $\alpha_{1i} = \arccos((R_{fr} - b_i) / R_{fr})$ - угол дуги окружности на первом участке.

Второй участок:

$$b_2 = B ; h_i = H_1 - tg \psi \cdot X_i ;$$

где $\alpha_{2i} = \arcsin(h_i / R_{fr})$ - угол дуги окружности на втором участке.

Третий участок:

$$b_3 = B + R_{fr} - \sqrt{R_{fr}^2 - h_{m1}^2} ; \beta_{3i} = \arcsin(h_i / R_{fr}) ; \gamma_{3i} = \arccos((R_{fr} - (b_i - B)) / R_{fr}) ;$$

где $\alpha_{3i} = \beta_{3i} - \gamma_{3i}$ - угол дуги окружности на третьем участке.

Далее длина пути резания суммируется по трём участкам, а затем аналогичным образом определяется длина пути резания для нижней половины детали.

В последующих расчетах длина пути резания L учитывается как параметр для расчёта износа инструмента, сил и температур резания.

Для геометрических размеров поверхности отражателя на рис. 1 длина пути резания одного прохода на черновых режимах составляет 1,33 км, а для одного прохода на чистовых режимах - 2,42 км.

1.3. Расчёт сил и температур резания

Расчёт сил резания выполнен по методике, изложенной в пособии С.В. Грубого [6]. Схема распределения сил на режущем клине алмазного резца показана на рисунке 7. Лезвие резца имеет радиус округления режущей кромки ρ . Длина контакта стружки с передней поверхностью обозначена как l_1 , износ задней поверхности h_z , а общая длина контакта по задней поверхности - l_2 . Точка A разделяет толщину среза a на стружку толщиной a_{str} и деформированный поверхностный слой толщиной h . Точке A соответствует отрицательный передний угол γ_k . На передней поверхности резца со стороны стружки действует нормальная сила P_n и касательная (трения) F_1 . На задней поверхности – нормальная сила P_2 и касательная F_2 .

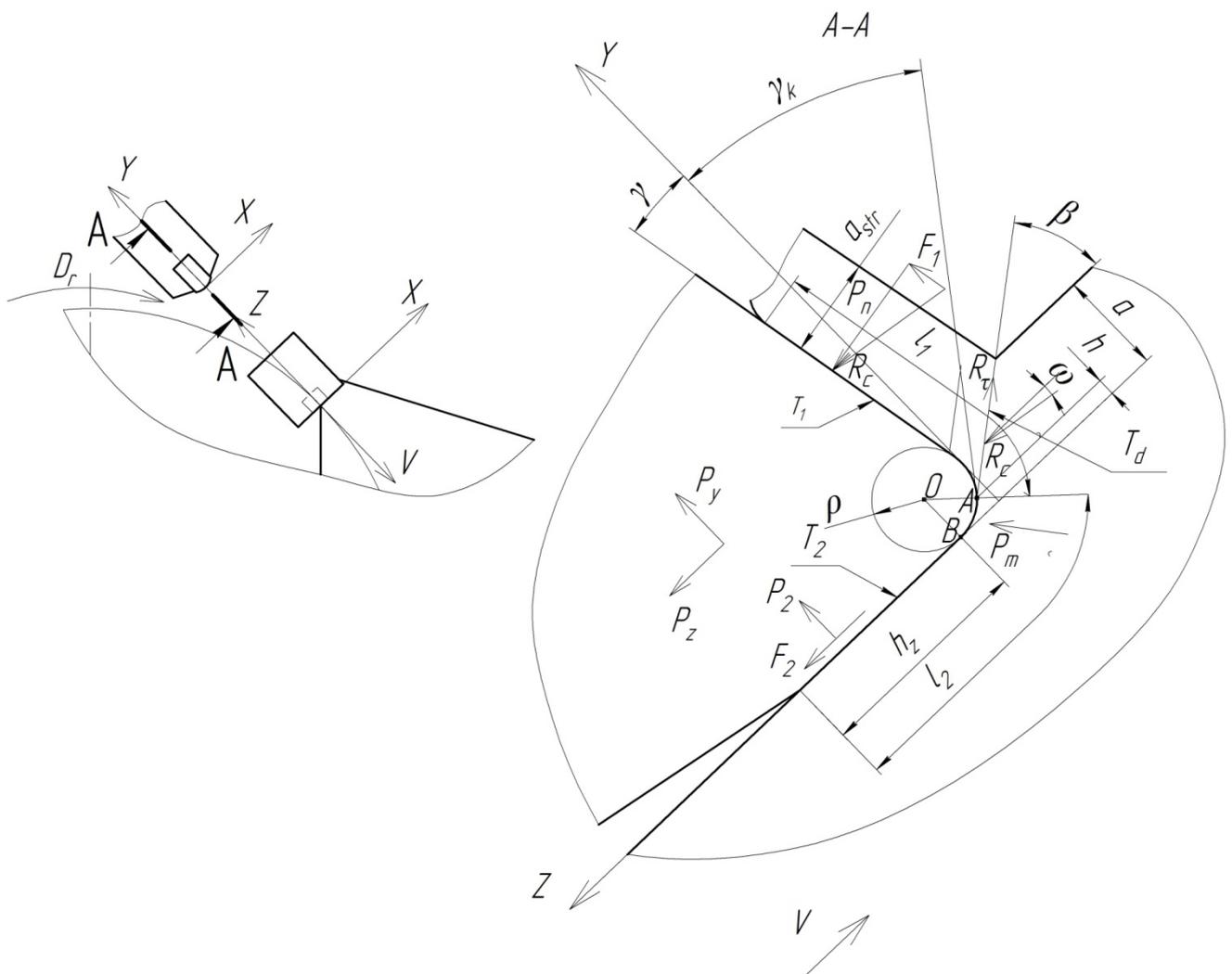


Рис. 7. Схема расчёта сил резания

Угол сдвига β является углом между направлением скорости и плоскостью сдвига и рассчитывается по формуле, в которой учитываются параметры срезаемого слоя и упругие свойства обрабатываемого и инструментального материалов [7]:

$$\beta = \arctg \left[\frac{\cos \gamma + \sin \gamma}{k_1 \sqrt[4]{\eta_0 \cdot (E_1 \cdot b / a)} + \cos \gamma - \sin \gamma} \right],$$

где упругая составляющая двух соприкасающихся тел (стружка – инструмент) равна $\eta_0 = (1 - \mu_1^2) / E_1 + (1 - \mu_2^2) / E_2$; E_1, E_2 – модули упругости обрабатываемого и инструментального материалов; μ_1, μ_2 – соответствующие коэффициенты Пуассона; коэффициент k_1 учитывает влияние скорости резания v , выраженной в метрах в секунду $k_1 = 0,35 + 1,06e^{-0,08v}$.

Угол действия ω связан с углом сдвига выражением:

$$\omega = \pi / 4 - \beta + \omega_0,$$

где поправка $\omega_0 = \arctg \left(\frac{\operatorname{tg}(\beta - \gamma)}{\operatorname{tg}(\beta - \gamma) + 2} \right)$ принята по Ю.А. Розенбергу.

Результирующая сила стружкообразования направлена под углом действия ω к скорости резания и определена через касательное напряжение в плоскости сдвига τ_p ,

$$R_c = \frac{\tau_p \cdot a \cdot b}{\sin \beta \cdot \cos(\beta + \omega)}.$$

Далее, исходя из геометрических соотношений, определяются силы на передней поверхности инструмента:

- касательная и нормальная $F_1 = R_c \sin(\omega + \gamma)$; $P_n = R_c \cos(\omega + \gamma)$;

- по направлениям осей координат YZ нормальная и тангенциальная - $P_{yp} = R_c \cdot \sin \omega$;

$$P_{zp} = R_c \cdot \cos \omega.$$

Длина контакта стружки с передней поверхностью определяется по упрощенной формуле:

$$l_1 = \frac{2 \cdot a}{\sin \beta}.$$

Принимая гипотезу о том, что максимальное значение контактного давления вдоль всей режущей кромки одинаково, это значение можно выразить через нормальную силу на передней поверхности и площадь контакта:

$$\sigma_m = \frac{P_n (n_1 + 1)}{l_1 \cdot b}.$$

Показатель степени принят равным $n_1=1$, т.е. контактное нормальное давление на передней поверхности распределено по треугольной эпюре.

Контактное давление имеет максимальное значение на длине дуги АВ, которая определена глубиной подминаемого слоя $h = \rho / 3$.

Результирующая сила на дуге окружности определяется по формуле:

$$P_m = \sigma_m \cdot \overset{\sim}{AB} \cdot b.$$

Сила P_m раскладывается на составляющие по направлениям осей координат YZ :

$$P_{my} = P_m \cdot \cos(\xi); \quad P_{mz} = P_m \cdot \sin(\xi),$$

где угол $\xi = \pi / 4 - |\gamma_k| / 2$.

Нормальная сила на площадке износа определена через контактное давление и площадь контакта:

$$P_2 = \frac{\sigma_m \cdot h_z \cdot b}{n_1 + 1},$$

где h_z – величина износа по задней поверхности. Касательная сила определяется через средний коэффициент трения f_{tr} на задней поверхности: $F_2 = P_2 \cdot f_{tr}$.

Период катастрофического износа соответствует появлению на режущей кромке резца микросколов усталостного характера и площадки износа. Ранее установлено, что величина износа от пути резания аппроксимирована степенной функцией: $h_z = 0,42 \cdot L^{0,537} I_d$, где $I_d = 2,74$

– коэффициент, учитывающий повышение интенсивности изнашивания инструмента при прерывистом характере обработки.

Результирующие силы по направлению осей системы координат YZ , учитывающие составляющие на передней поверхности, на дуге режущей кромки и на задней поверхности, определены суммированием по формулам:

$$P_y = P_{yp} + P_{my} + P_2, \quad P_z = P_{zp} + P_{mz} + F_2.$$

Расчет температур при резании выполнен по методике А.Н. Резникова [8]. Относя значение мощности источника теплоты деформации к площади плоскости сдвига, можно получить формулу для расчёта интенсивности теплового потока в условной плоскости сдвига

$$q_d = \frac{3,9 \cdot (P_z - F_1 / K_l - F_2) \cdot v}{S_\beta},$$

где v - скорость резания в м/мин, S_β - площадь плоскости сдвига, K_l – коэффициент усадки стружки, составляющие силы приведены в кгс.

Также определены интенсивности тепловых потоков:

- на передней поверхности

$$q_{1t} = \frac{5,85 \cdot F_1 \cdot v}{l_1 \cdot b \cdot K_l};$$

- на задней поверхности

$$q_{2t} = \frac{3,9 \cdot F_2 \cdot v}{l_2 \cdot b},$$

где $l_2 = A\check{B} + h_z$.

Формула для расчёта температуры деформации имеет вид:

$$T_d = \frac{0,6 \cdot \omega_1 \cdot K_l \cdot b'}{\lambda_2 \cdot v} q_d,$$

где λ_2 - теплопроводность алмаза, ω_1 - температуропроводность обрабатываемого материала, b' учитывает долю теплоты деформации в стружке: $b' = \frac{1}{1 + 1,5K_l / \sqrt{Pe_0}}$,

$Pe_0 = \frac{v \cdot a}{6 \cdot \omega_1 \cdot \sin \beta}$ - критерий Пекле.

Средние температуры на площадках контакта резца составляют:

- стружки и резца

$$T_c = (1 + c')T_d + \frac{0,142\sqrt{\omega_1}}{\lambda_1} L_c \sqrt{K_l l_1 / v_0} (q_{1t} - 1,3q_1), \quad (1)$$

где c' - коэффициент, учитывающий подогрев поверхностных слоев материала из которых образуется стружка, q_1 - интенсивность стока тепла по передней поверхности;

- задней поверхности резца и детали

$$T_u = (1 + c')T_d T_i + \frac{0,1\sqrt{\omega_1 l_2 / v_0}}{\lambda_1} (q_{2t} - 1,82q_2), \quad (2)$$

где T_i - функция, отражающая закон распределения на площадке контакта температур, вызванных теплотой деформации, q_2 - интенсивность стока тепла по задней поверхности.

Поскольку стоки тепла q_1 и q_2 действует на поверхности клина, каждый из них вызывает увеличение температуры на своей поверхности. Также следует учитывать, что каждый из стоков, действуя на своей поверхности, прогревает режущий клин и вызывает повышение температуры на

площадке, где расположен другой источник. Тогда записываем формулы для расчета средней температуры на передней и задней поверхностях:

$$T_1 = \frac{M_1}{\lambda_2} q_1 l_1 + \frac{N_2}{\lambda_2} q_2 l_2, \quad (3)$$

$$T_2 = \frac{M_2}{\lambda_2} q_2 l_2 + \frac{N_1}{\lambda_2} q_1 l_1, \quad (4)$$

где функции M учитывают увеличение температуры своей поверхности, а функции N - поверхности с другим источником.

Тогда справедливы соотношения: $T_c = T_1$, $T_u = T_2$, соответствующие системе уравнений (1) – (3), (2) – (4). Решая эти системы уравнений, определяем средние температуры передней и задней поверхностей T_1 и T_2 , соответственно.

Температура резания усреднялась по контактными площадкам:

$$T_p = \frac{T_1 l_1 + T_2 l_2}{l_1 + l_2}.$$

1.4. Анализ полученных данных

В литературных источниках [9, 10] приведена информация об использовании алмазных резцов на различных операциях сверхточной обработки. Опыт использования резцов указывает на возможность их работы при предварительной обработке поверхности с подачей 20 мкм/об и глубиной резания $t \leq 15$ мкм без предъявления требований по качеству обработанной поверхности. Окончательное алмазное точение новым (переточенным) резцом при $s \leq 9$ мкм/об и $t = 3 \div 4$ мкм обеспечивает получение медных и алюминиевых поверхностей с шероховатостью $R_{\max} \leq 50$ нм. Такая шероховатость позволяет использовать обработанные поверхности как отражающие в оптических элементах различного назначения.

На основании этих данных были выполнены вычисления и проведен анализ сил и температур резания для черновой и чистовой алмазной обработки.

Исходными данными для расчёта приняты: $d = 460$ мм – диаметр однозубой фрезы; передний угол алмазного инструмента $\gamma = 0^\circ$; радиус резца при вершине $r = 2$ мм, радиус округления режущей кромки $\rho = 0,05$ мкм.

Для черновой и чистовой обработки построены зависимости сил и температур резания от пути резания. Режимы черновой (предварительной) обработки составили: $n = 550$ об/мин; $t = 10$ мкм; $s = 14,5$ мкм/об. Соответствующие графики приведены на рисунках 8, 9.

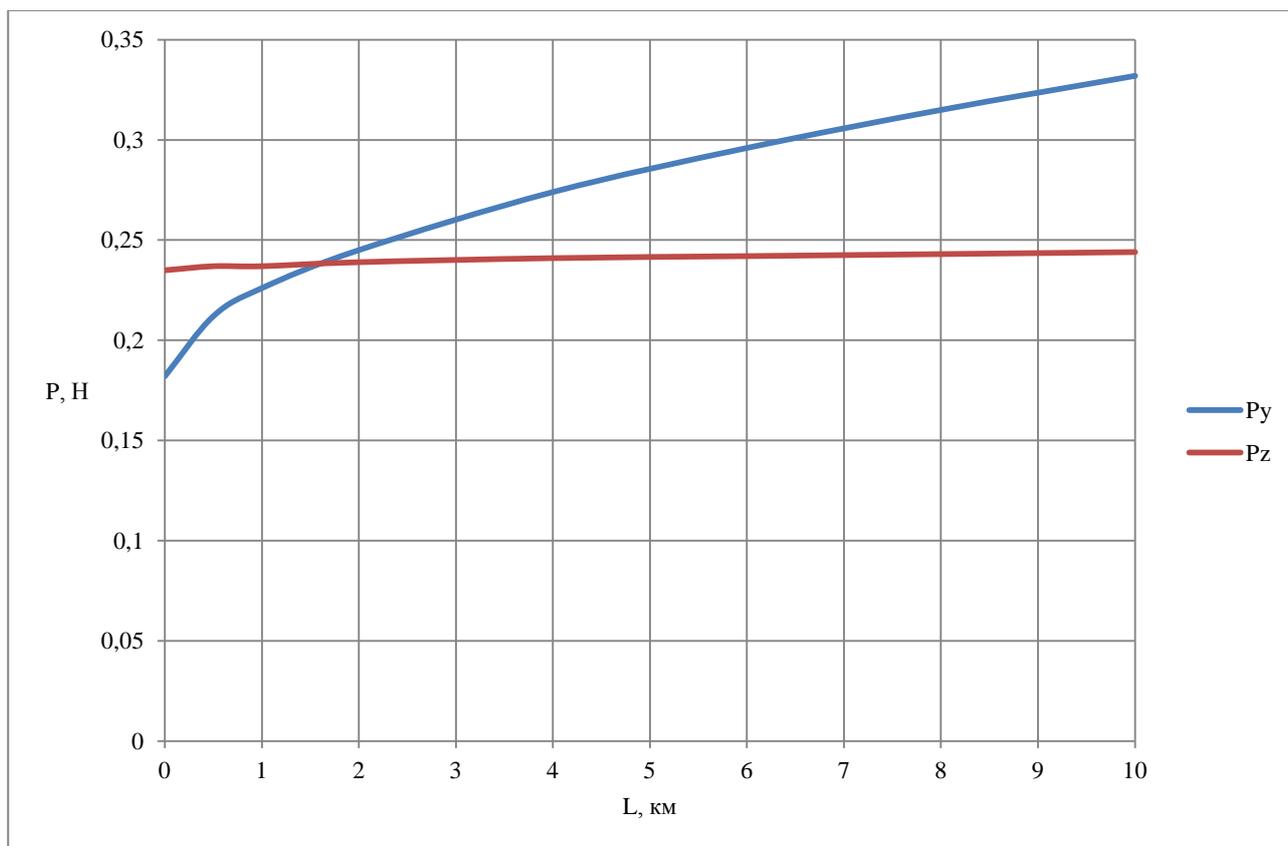


Рис. 8. Зависимости составляющих силы резания от пути для черновой обработки отражателя

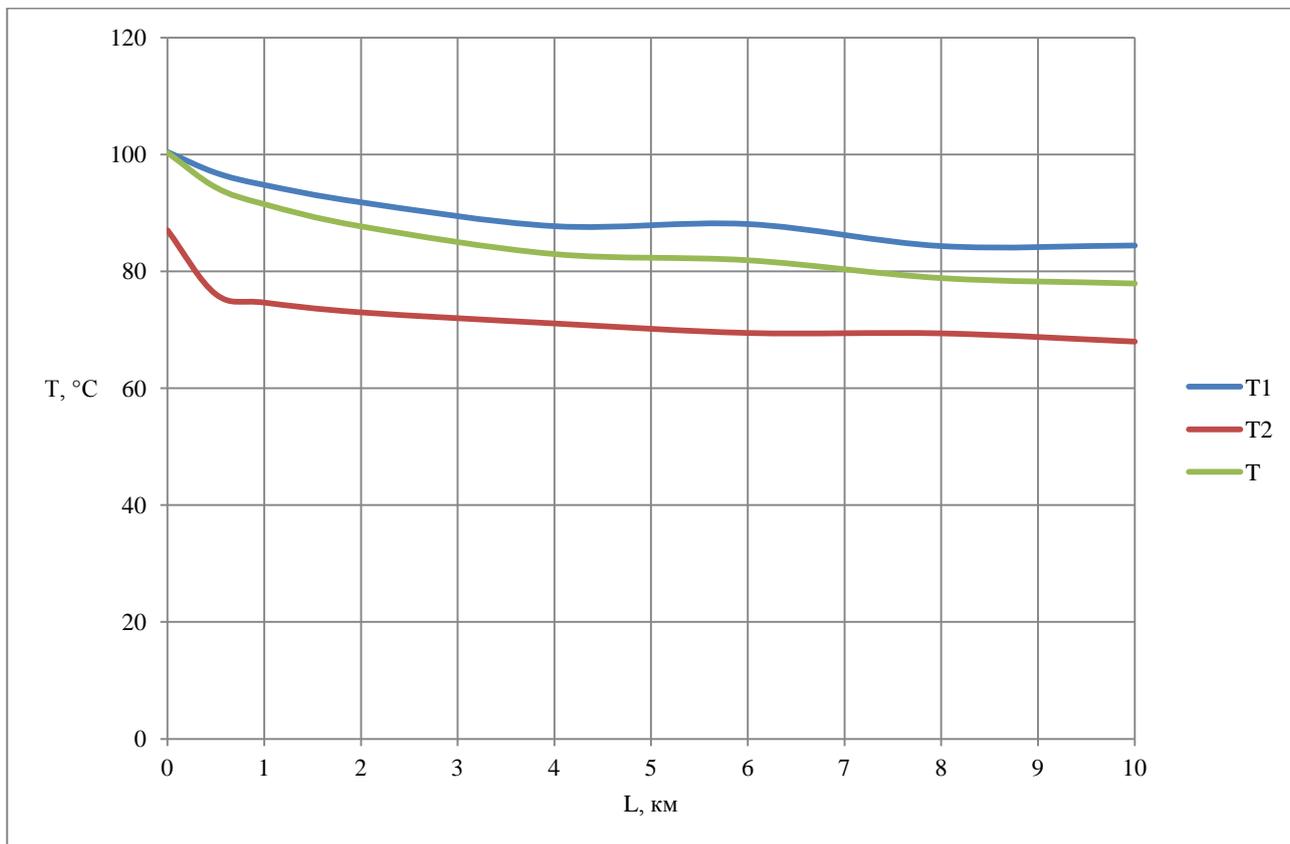


Рис. 9. Зависимости температуры от пути резания

На рисунке 8 видно, что значение составляющей силы P_z , мало меняется, тогда как составляющая силы P_y постепенно возрастает с увеличением пути резания и износа инструмента. Слабое влияние износа на тангенциальную составляющую силы резания вызвано малым коэффициентом трения алмаза по алюминиевому сплаву (принято $f_{tr} = 0,06$).

Анализируя зависимости температуры от пути резания представленные на рис. 9, можно прийти к выводу, что температура на задней поверхности T_2 уменьшается из-за увеличения площади контакта резца и обрабатываемого материала, вследствие чего деталь более интенсивно охлаждает инструмент.

Аналогичные графики представлены для чистовой алмазной обработки на рисунке 10, 11. Режимы чистовой обработки составили: $n = 550$ об/мин; $t = 4$ мкм; $s = 8$ мкм/об.

Из представленных графиков видно, что температуры и силы резания для черновой и чистовой обработки имеют схожую тенденцию. Разница в силах резания составляет несколько десятых Ньютона. Температура при чистовой обработке ниже, чем при черновой.

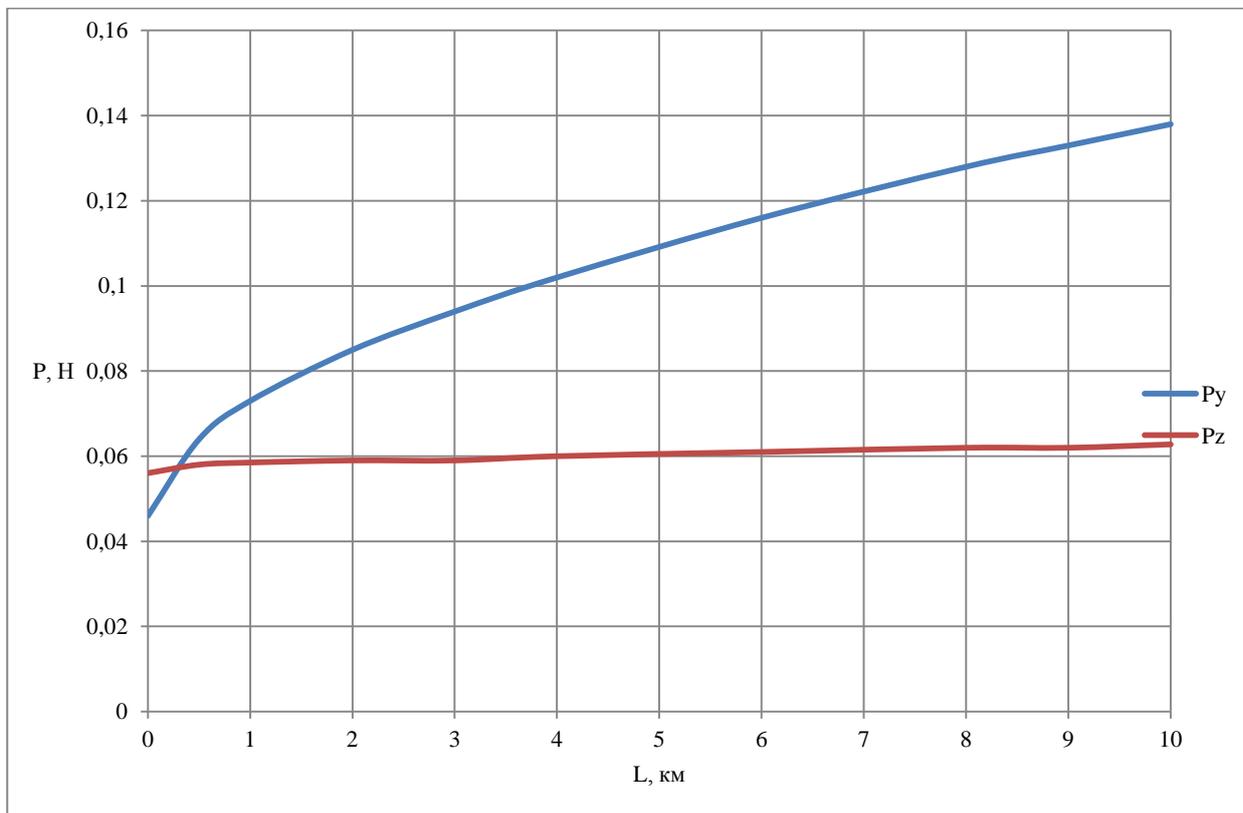


Рис. 10. Зависимости составляющих силы резания от пути для чистовой обработки отражателя

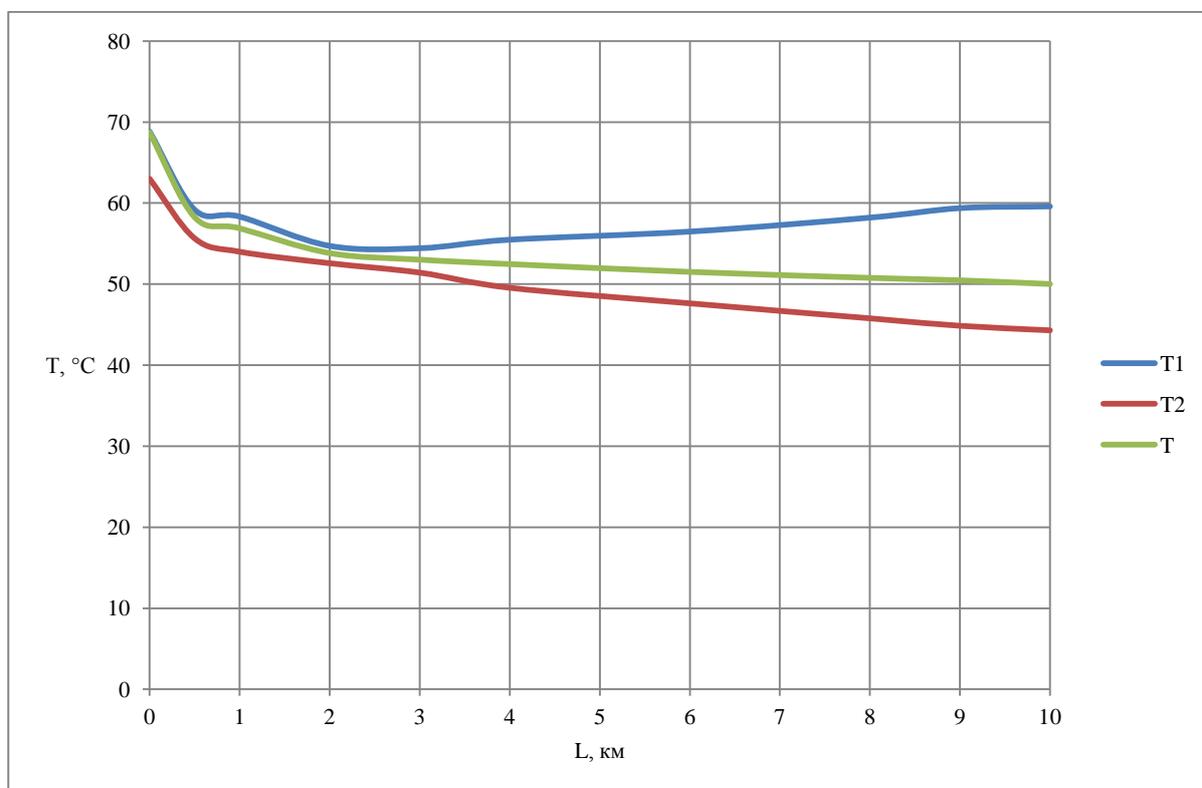


Рис. 11. Зависимости температуры от пути резания

На рисунках 12 и 13 представлены зависимости составляющих силы и температур резания от подачи. Путь резания для расчёта принят 10 км, режимы обработки – частота вращения фрезерной головки $n = 550$ об/мин, глубина резания $t = 4$ мкм.

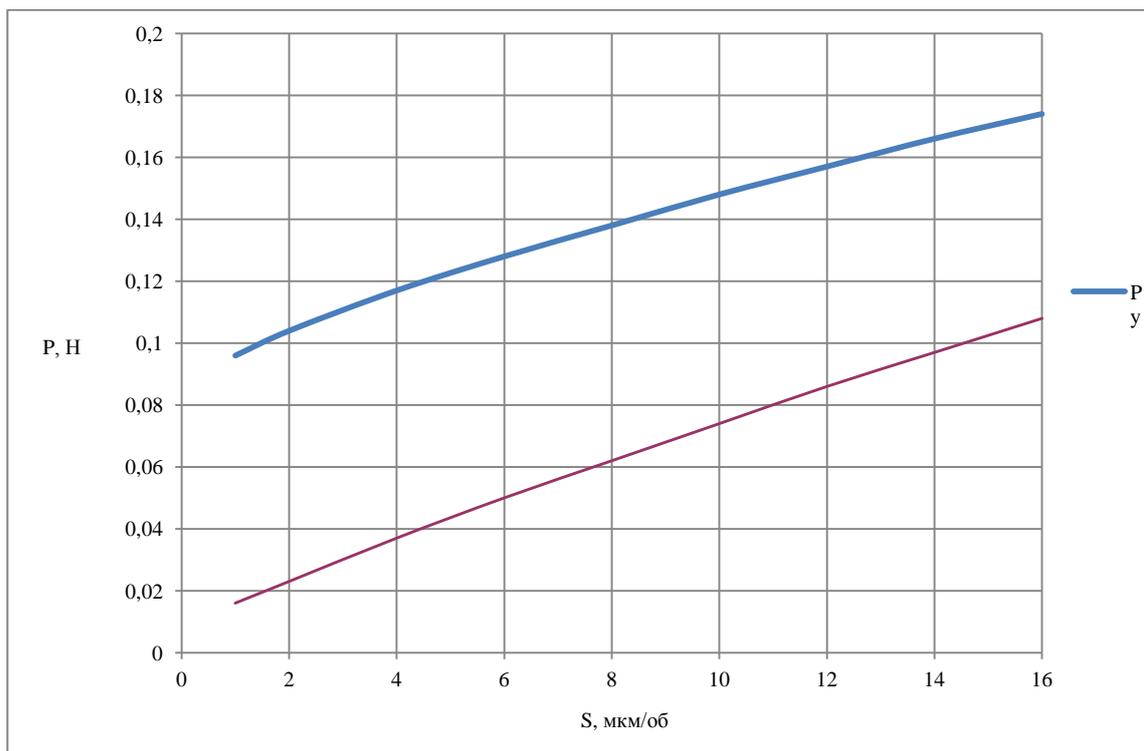


Рис. 12. Зависимости составляющих силы резания от подачи

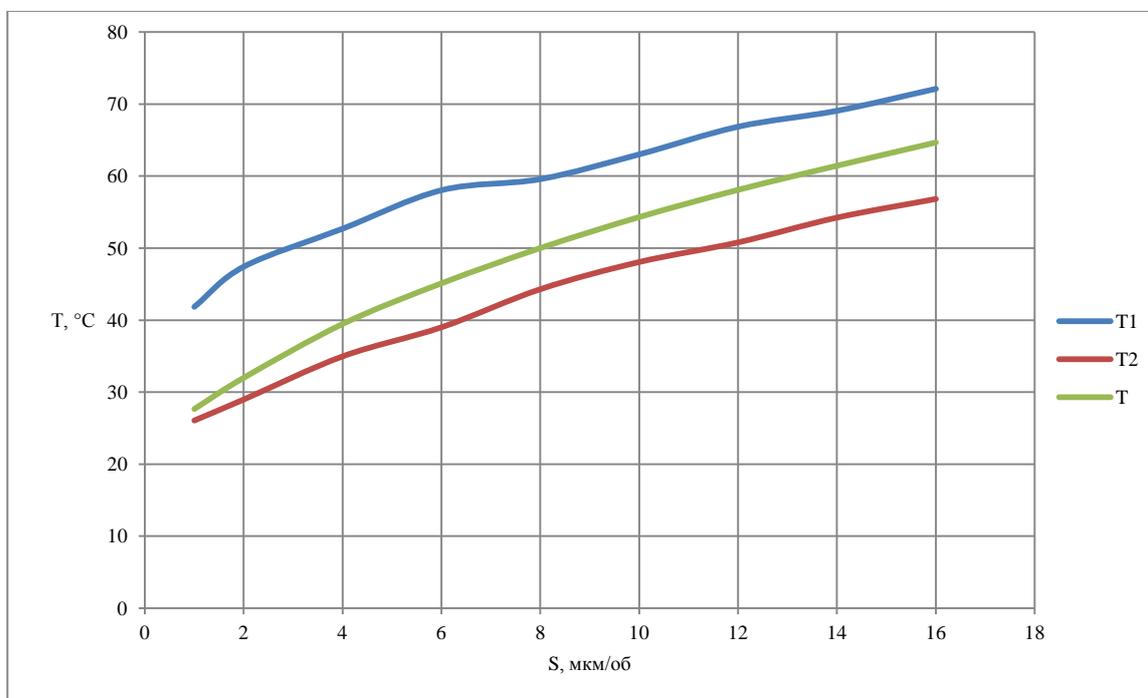


Рис. 13. Зависимости температуры от подачи

Значение подачи может быть ограничено, исходя из требований по шероховатости обработанной поверхности. Связь шероховатости со значением подачи определена экспериментально [10] и аппроксимирована степенной зависимостью

$$R_{\max} = 11,85s^{0,52} \pm 11,7 \text{ нм},$$

где R_{\max} - параметр шероховатости, s – значение подачи, мкм/об.

В таблице 1 приведены результаты расчета, показывающие связь подачи с параметром шероховатости (по верхнему пределу), износа по задней поверхности и радиального износа алмазного резца при обработке отражателя.

Таблица 1

Влияние подачи на расчетные параметры при чистовой обработке отражателя

Подача s , мкм/об	1	2	4	6	8	12	14
Путь резания L , км	19,4	9,7	4,8	3,2	2,4	1,6	1,4
Шероховатость R_{\max} , мкм	0,024	0,029	0,036	0,042	0,047	0,055	0,058
Износ резца h_z , мкм	5,7	3,9	2,7	2,2	1,8	1,5	1,4
Радиальный износ h_r , мкм	0,7	0,47	0,33	0,26	0,22	0,18	0,17

Учитывая, что к оптической поверхности относится поверхность с шероховатостью $R_{\max} \leq 0,05$ мкм, подача при чистовой обработке должна быть ограничена значением 8÷9 мкм/об.

Следует отметить, что с уменьшением подачи улучшается качество обработанной поверхности, вместе с тем увеличивается радиальный износ резца, что может привести к увеличению погрешности обработки.

2. Сравнение расчетных и экспериментальных значений сил резания

Для оценки правильности выполненных расчётов было выполнено сравнение сил резания с результатами экспериментов, проведенных с помощью динамометра Kistler 9256A1 и приведенных в статье [11]. Эксперименты выполнены при алмазном точении заготовки из алюминиевого сплава марки LY12. Исследовалось влияние подачи и глубины резания на тангенциальную и радиальную составляющие силы резания. Характеристики алюминиевых сплавов – LY12 и стандартного отечественного сплава АМг6 приведены в таблице 2.

Таблица 2

Свойства алюминиевых сплавов

Сплав	Модуль упругости E , ГПа	Коэффициент Пуассона μ_1	Твердость НВ, МПа	Напряжения в плоскости сдвига τ_p , МПа
АМг6	71	0,33	850	300
LY12	74,2	0,32	1400	490

Результаты сравнения расчетных и экспериментальных значений сил резания показывают хорошее их соответствие. В качестве примера в таблице 3 приведены экспериментальные данные и расчетные значения составляющих силы резания в зависимости от подачи.

Таблица 3

Сравнение экспериментальных и расчетных значений составляющих силы резания для условий алмазного точения алюминиевого сплава LY12

Подача s , мкм/об	2,5	5	7,5	10	15	Примечание
Тангенциальная составляющая F_c , Н	0,12	0,2	0,25	0,31	0,45	эксперимент
Радиальная составляющая F_t , Н	0,15	0,16	0,2	0,22	0,29	
Тангенциальная составляющая P_z , Н	0,11	0,19	0,27	0,34	0,47	расчет
Радиальная составляющая P_y , Н	0,12	0,19	0,25	0,30	0,40	

Примечание: глубина резания 10 мкм, принято $n = 550$ об/мин, диаметр заготовки $d = 200$ мм.

3. Экспериментальные исследования технологии обработки плоских

отражателей однорезцовой алмазной фрезерной головкой

Экспериментальные исследования и отработка технологии алмазного фрезерования плоского отражателя (рис. 1) выполнена во ВНИИИНСТРУМЕНТ на сверхточном станке с ЧПУ мод. "Асферика". Станок имеет следующие конструктивные особенности:

- основные узлы (шпиндель, каретки осей X, Z) имеют аэростатические опоры;
- привод главного движения - встроенный, синхронный, маловиброактивный;
- приводы линейных подач осей X и Z имеют встроенные, синхронные, линейные электродвигатели;
- станина станка установлена на виброизолирующих опорах.

Благодаря этим конструктивным особенностям возможно выполнение сверхточной обработки. Фрезерная головка оснащена алмазным монокристаллическим резцом с геометрическими параметрами: передний угол $\gamma = 0^\circ$; задний угол $\alpha = 7^\circ$, радиус резца при вершине $r = 2$ мм. Режимы обработки определены на основании проведенного анализа и моделирования процесса, и составили:

- черновая обработка: частота вращения шпинделя $n = 550$ об/мин, подача $s = 14,5$ мкм/об, глубина $t = 4$ мкм.
- чистовая обработка: $n = 550$ об/мин, $s = 8$ мкм/об, $t = 4$ мкм.

На рисунке 14 приведена фотография, на которой показана обработка прямоугольной отражателя, выполненная по разработанной технологии на сверхточном станке мод. "Асферика".

После обработки был выполнен контроль качества обработанной поверхности на конфокальном микроскопе $\mu\text{Surf NanoFocus AG}$. Результаты измерений показали, что шероховатость отражающей поверхности находится в пределах Ra 0,01 мкм, что соответствует установленным требованиям.

Обработанная партия отражателей передана заказчику и будет использована для изготовления космических радиационных холодильников.

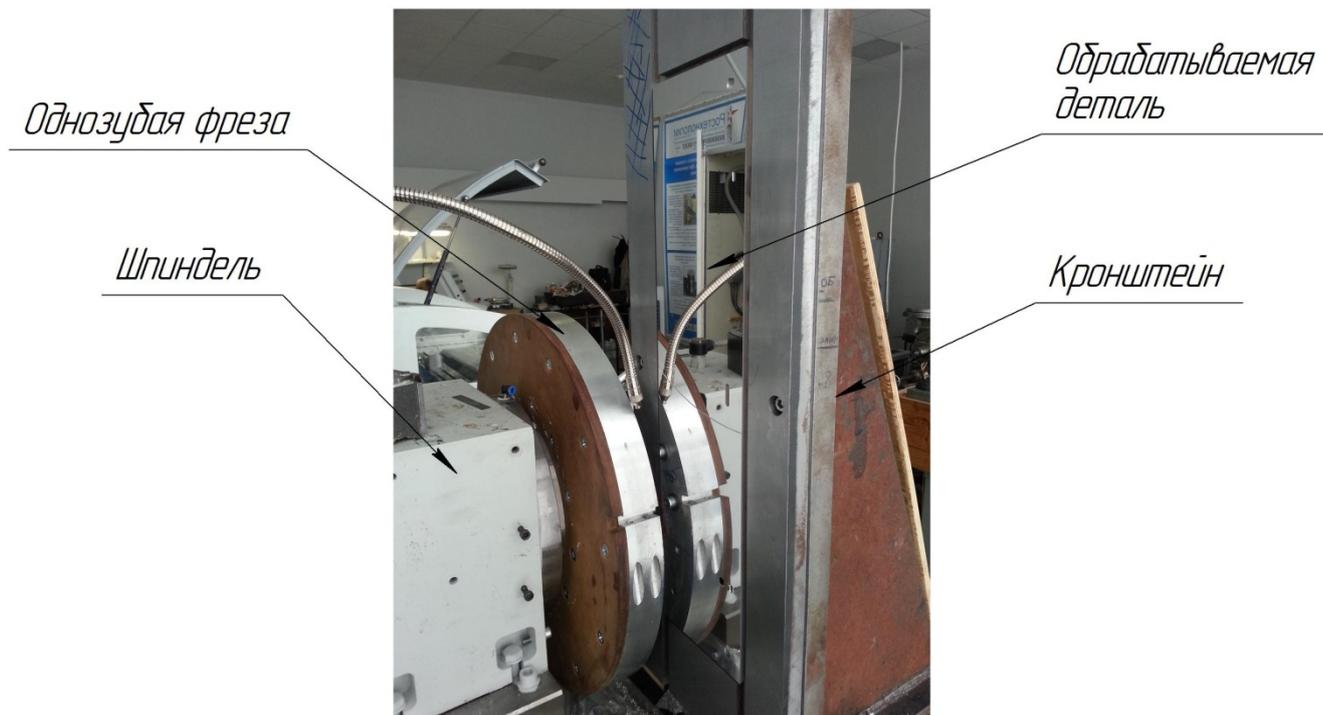


Рис. 14. Обработка плоского отражателя

Заключение

По результатам проведенного анализа создана расчетная модель, позволяющая рассчитывать силы и температуру резания для условий сверхточной обработки однорезцовой алмазной фрезерной головкой плоского отражателя из алюминиевого сплава. По результатам моделирования разработана, опробована и внедрена технология сверхточной обработки отражателя. Шероховатость обработанной поверхности находится в пределах $Ra = 0,01$ мкм, что отвечает установленным требованиям.

Следующим этапом исследований будет являться разработка динамической модели аэростатического шпинделя сверхточного станка. Входными параметрами динамической модели служат рассчитанные силы резания, а также измеренные экспериментально коэффициенты жёсткости и демпфирования шпиндельного узла. Динамическая модель позволит определять пространственные перемещения ротора шпиндельного узла, проанализировать и уменьшить погрешности обработки.

Список литературы

1. Chee Keong Ng. Experimental study of micro-nano-scale cutting of aluminum 7075 and P20 mold steel. Woodruff school of mechanical engineering Georgia institute of technology, 2005. 224 p.
2. Oxley P.L.B. Mechanics of machining, an analytical approach to assessing machinability. Halsted Press, New York, 1989.

3. Manjunathaiah J., Endres W.J. A new model and analysis of orthogonal machining with an edge-radiused tool // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2000. Vol. 122. P. 384-390.
4. Kai Liu. Process modeling of micro-cutting including strain gradient effects. Georgia institute of technology, 2005. 181 p.
5. Wu H.Y., Lee W.B. Computer Simulation of single-point diamond turning using finite element method // *Journal of Materials Processing Technology*. 2005. Vol. 167. P. 549-554.
6. Грубый С.В. Моделирование процесса резания твердосплавными и алмазными резцами: учеб. пособие. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2010. 107 с.
7. Добровольский Г.Г., Жоголев Д.А. Расчёт угла сдвига и усадки стружки при алмазном микроточении // *Сверхтвёрдые материалы*. 1983. № 5. С. 44-49.
8. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. М.: Машиностроение, 1981. 279 с.
9. Грубый С.В., Татьяна Н.А. Исследование и применение кристаллов природных алмазов и резцов повышенной износостойкости // *Вестник машиностроения*. 1997. № 4. С. 19-23.
10. Грубый С.В., Боговцева Л.П., Костеев В.А. Исследование состояния прецизионных поверхностей, обработанных методом алмазного микроточения // *Вестник машиностроения*. 1996. № 7. С. 19-24.
11. Wang Hongxiang, Sun Tao, Zhang Longjiang, et al. Experimental Research on Cutting Force in Ultra-precise Turning // *China Academic Journal Electronic Publishing House*. 2003. Vol. 37, no. 5. P. 10-12.

Process modeling and ultra-precision machining technology development for flat reflectors using a diamond milling head

02, February 2014

DOI: [10.7463/0214.0699743](https://doi.org/10.7463/0214.0699743)S.V. Grubyy¹, V.V. Lapshin²¹Bauman Moscow State Technical University, 105005, Moscow, Russian Federation²Joint Stock Company “VNIINSTRUMENT”, Moscowgrusv@yandex.ruvasylap@mail.ru

In the short and medium perspective an essential development of ultra-precision machining and micromachining is expected. It concerns the ultra-precision equipment and processing technology for optical elements and components of machines and devices of different size and purpose. The paper reviews the literature references in the field concerned, investigates the results of national and international researches associated with development of computational models, which describe the process of ultra-precision machining and micromachining. The main objective of the computation models is the relationship between the operating condition parameters and process indicators, such as cutting forces and temperatures, wear and tool life.

A significant disadvantage of the models presented in the literature references is their poor adaptation to a possible change in the input data and machining conditions. Usually, their using makes it possible to conduct design analysis of incorporated parameters interrelation, but it is quantitatively impossible to determine the process output parameters with changing machining conditions.

One of examples to apply the ultra-precision machining is the plane reflectors made of aluminum alloy. They are used in space technology as a part of the radiative cooler. For such reflector a technology has been designed to provide machining with a diamond milling head on the ultra-precision CNC machine.

The calculation part of the paper analyses the kinematic scheme of machining and presents a model to determine a cutting length for the particular surface type. In subsequent calculations the cutting length is treated as a parameter to calculate the tool wear, cutting force and temperature.

The presented computational model enables us to determine the cutting forces and temperature on the rake and clearance surface. The calculation takes into account the radius of cutting edge and the wear on the clearance surface, which depends on the path length of the cutting tool along the work piece.

The literature references contain information about the single-point diamond cutters used in various operations of ultra-precision machining. It is established that the final diamond turning with a new (resharpen) cutter with the feed less than 9 micrometer per revolution and the depth of cut 3.4 micrometer ensures that the copper and aluminum surfaces are processed with a maximum height of profile within 50 nm. This roughness allows us to use treated surfaces as reflecting ones in optical elements for various purposes.

Based on the analysis, a model have been created to calculate the cutting force and temperature for ultra-precision machining of flat reflector made of aluminum alloy by using a diamond milling head. According to the calculated dependences, it was concluded that the value of tangential force changes little, while the radial component of the force increases with increasing cutting length and tool wear. The cutting forces are within tenths of Newton. The paper conducts a comparison of the calculated values of the cutting forces with the experimental data presented in the literature references. When finishing the cutting temperature changes within 50...70 °C.

After considering the modeling results a technology for ultra-precision machining of the reflector has been developed, tested, and implemented. The experimental part presents the machining results of flat reflectors using the developed technology. After machining the treated surface has passed a quality control using the μ Surf NanoFocus AG confocal microscope. Measuring results have shown that the arithmetical mean deviation of the reflecting surface profile is within the range of 0,01micrometer, which meets the requirements.

A development of dynamic model of aerostatic spindle for the ultra-precision machine is expected to be the next step of research. The input parameters of the dynamic model to be used are the calculated cutting forces, as well as the experimentally measured stiffness and damping coefficients of the spindle assembly. Dynamic model will enable us to determine the spatial displacement of the spindle assembly rotor, to analyze and reduce the processing errors.

Publications with keywords: [cutting force](#), [quality of processing](#), [diamond cutter](#), [process modeling](#), [temperature of cutting](#)

Publications with words: [cutting force](#), [quality of processing](#), [diamond cutter](#), [process modeling](#), [temperature of cutting](#)

References

1. Chee Keong Ng. *Experimental study of micro-nano-scale cutting of aluminum 7075 and P20 mold steel*. Woodruff school of mechanical engineering Georgia institute of technology, 2005. 224 p.
2. Oxley P.L.B. *Mechanics of machining, an analytical approach to assessing machinability*. Halsted Press, New York, 1989.
3. Manjunathaiah J., Endres W.J. A new model and analysis of orthogonal machining with an edge-radius tool. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2000, vol. 122, pp. 384-390.
4. Kai Liu. *Process modeling of micro-cutting including strain gradient effects*. Georgia institute of technology, 2005. 181 p.
5. Wu H.Y., Lee W.B. Computer Simulation of single-point diamond turning using finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, vol. 167, pp. 549-554.
6. Grubyy S.V. *Modelirovanie protsessa rezaniya tverdospplavnymi i almaznymi reztsami* [Modeling the process of cutting with carbide and diamond cutter]. Moscow, Bauman MSTU Publ., 2010. 107 p. (in Russian).
7. Dobrovolskiy G.G., Zhogolev D.A. [Calculation of the shear angle and chip shrinkage during diamond turning]. *Sverkhtverdye materialy - Superhard materials*, 1983, no. 5, pp. 44-49. (in Russian).
8. Reznikov A.N. *Teplofizika protsessov mekhanicheskoy obrabotki materialov* [Thermal physics processes of machining materials]. Moscow, Mashinostroenie, 1981. 279 p. (in Russian).
9. Grubyy S.V., Tat'yanina N.A. [Research and application of natural diamond crystals and cutter with increased wear resistance]. *Vestnik mashinostroeniya*, 1997, no. 4, pp. 19-23. (in Russian).
10. Grubyy S.V., Bogovtseva L.P., Kosteev V.A. [Investigation of surface quality treated by diamond turning]. *Vestnik mashinostroeniya*, 1996, no. 7, pp. 19-24. (in Russian).
11. Wang Hongxiang, Sun Tao, Zhang Longjiang, et al. Experimental Research on Cutting Force in Ultra-precise Turning. *China Academic Journal Electronic Publishing House*, 2003, vol. 37, no. 5, pp. 10-12.